

DOI: 10.16285/j.rsm.2016.2224

单根无黏结预应力筋对加筋体力学性能的影响

周 芬, 梁 强, 杜运兴

(湖南大学 土木工程学院, 湖南 长沙 410082)

摘 要: 采用缩尺模型试验研究了无黏结预应力加筋土技术中水平土压力的大小及分布对预应力加筋体力学性能的影响。试验采用钢砂模拟中砂, 解决了缩尺模型相似比的问题。完成了两个工况的试验, 一个普通加筋土工况, 一个具有单根无黏结预应力筋的工况。对比分析表明: 对无黏结预应力筋施加预拉力前加筋体的顶部沉降小于普通加筋体的顶部沉降, 施加预拉力后却增加了顶部沉降, 但在堆载后具有单根无黏结预应力筋的加筋体的竖向变形更小; 随着预拉力的增加, 与无黏结预应力筋相邻的玻纤格栅应变相应减小, 在距离墙面板较近位置测点玻纤格栅的应变减小得尤为明显, 而底部玻纤格栅应变逐渐增加, 在距离墙面板较近位置测点增加得较为明显; 在堆载过程中, 无黏结预应力筋的预拉力保持不变, 堆载完成后略有增加。

关 键 词: 预应力; 加筋材料; 加筋体; 力学性能; 模型试验

中图分类号: TU 470

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2018) 07-2442-09

Influences of single unbonded prestressed steel bar on mechanical properties of reinforced body

ZHOU Fen, LIANG Qiang, DU Yun-xing

(College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha, Hunan 410082, China)

Abstract: The influences of the magnitude and distribution of horizontal earth pressure on reinforced body using unbonded prestressed reinforcement technique were studied through scaled model tests in the paper. The steel shot was adopted for its appropriate similarity ratio to simulate medium sand in the model test. Two cases were tested to compare the common reinforced body and the single unbonded prestressed reinforced body. The comparison shows that the settlement on the top of body with unbonded prestressed reinforcement before applying pre-tension is less than that on the top of the common reinforced body. The settlement on the top of reinforced body increases with the application of pre-tension. However, the vertical deformation of the reinforced body with single unbonded prestressed reinforcement is smaller under the heaping load. With the increase of pre-tension, the strain of fiberglass geogrid adjacent to prestressed reinforcement decreases and that of fiberglass geogrid at the bottom increases, particularly at the measuring-points near the panel. The pre-tension of the unbonded prestressed reinforcement remains unchanged during applying the heaping load on the top, and increases slightly after completing the heaping load.

Keywords: prestress; reinforcement; reinforced body; mechanical property; model test

1 引 言

无黏结预应力加筋土是由无黏结预应力筋、墙面板、侧压板及填料构成, 其中无黏结预应力筋的一端与侧压板锚固, 另一端张拉后锚固于墙面板上。采用无黏结预应力加筋土技术可以增加墙面板和侧

压板之间的填料的侧向压力, 使该位置填料处于主动约束状态, 进而提高该位置填料的承载力和整体性。研究无黏结预应力筋的预拉力对加筋体内水平应力的分布及加筋体力学性能的影响至关重要。由于无黏结预应力加筋土体系存在复杂的相互作用, 采用试验研究是较为理想的研究手段。目前, 关于

收稿日期: 2016-09-20

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(No. 51378199); 长沙市科技计划重大专项(No. kq1703002)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (51378199) and the Major Project of Sci-Tech Plan of Changsha City (kq1703002).

第一作者简介: 周芬, 女, 1973 年生, 硕士, 副教授, 主要从事加筋土结构、土工数值分析等方面的教学和科研工作。E-mail: zhoufen@hnu.edu.cn

加筋土的试验研究有原位试验研究和模型试验研究。原位试验研究获得的信息通常较为全面、真实,不存在相似比的问题。杨广庆等^[1]采用现场原型试验研究了双级土工格栅加筋土挡墙施工期及竣工后 1.5 a 期间各级挡墙加筋体底部竖向土压力、墙面板背部侧向土压力和土工格栅拉筋应变分布规律。陈建峰等^[2]对反包式土工格栅加筋黏性土挡墙进行了现场测试。蒋建清等^[3]通过现场测试研究了加筋路堤的路堤土压力、路堤内部潜在破裂面、格宾网筋材和石笼墙面变形等力学行为。虽然原位试验可以获得真实的试验规律,但是这种研究方法试验周期长、费用高且对破坏机制的研究较为困难。因此,一些学者探索采用缩尺试验研究加筋土结构,王贺等^[4]采用室内模型试验研究模块面板式土工格栅加筋土挡墙在墙顶局部荷载作用下的受力和变形状态。杨广庆等^[5]采用室内模型试验研究台阶式加筋土挡墙平台宽度对下墙墙体垂直应力大小及分布的影响。虽然这些试验也揭示了加筋土结构的一些性质,但由于试验材料的非线性性质,这类缩尺模型试验不满足相似比的要求,无法将模型试验的结果应用于实际工程。离心试验较好地解决了这一问题,这种试验通过增加缩尺模型内部的加速度在模型内部建立与实际工程相当的应力场,从而可以研究加筋土结构的失效机制。周健等^[6]采用离心模型试验研究了软土地基包裹式加筋土挡墙的变形特性及其影响因素。徐超等^[7]利用离心模型试验研究了短加筋土挡墙工作机制。陈建峰等^[8]采用离心模型试验分析了刚/柔性组合墙面加筋土挡墙在墙顶均布荷载作用下的工作性状。虽然离心模型试验有其独特的优势,但该试验也存在自身的问题,主要表现在模型内的加速度场不均匀,模型越大表现得越突出。为了减少这方面的问题,需要采用较小的模型,模型过小又会造成测试困难。为了研究无黏结预应力加筋土技术,本文提出了一种新的试验方法。

2 缩尺模型试验技术

本文采用增大填料密度的方法建立缩尺模型试验,主要目的是获得与原型一致的应力场,且能够准确测量加筋体内的应力分布。增大填料密度后缩尺模型内的应力场得到增大,缩尺的比例与密度增加的比例有关。在缩尺模型填料的强度指标与原型填料的强度指标一致情况下,参照离心模型试验进行量纲分析可以得到这种试验技术的参数相似比(模型/原型),如表 1 所示。由表 1 可知,缩尺模型填料密度提升为原型填料的 n 倍,则缩尺模型尺

寸可以缩小为原型尺寸的 $1/n$ 。为了保证填料的强度指标不发生改变,本试验采用钢砂作为填料模拟原型的无黏性填料,由于钢砂与原型无黏性填料的强度均表现为颗粒之间的相互作用,与颗粒材料的强度关系不大。因此,可以调整钢砂的级配以达到普通无黏性填料的强度指标。

表 1 模型试验相似比

Table 1 Similarity ratio of model test

物理量	密度	重力加速度	尺寸	应力	力
相似比	n	1	$1/n$	1	$1/n^2$

2.1 试验模型参数的确定

2.1.1 钢砂填料

模型试验所采用的钢砂填料是将两种钢砂按照一定比例均匀混合得到,这两种钢砂的力学参数见表 2,级配曲线见图 1。本文采用粗钢砂与细钢砂配比的范围定为 1:1 至 2:1,将不同比例的两种钢砂均匀混合,测试相应混合材料的密度及内摩擦角。混合后材料的参数变化曲线如图 2 所示,图中竖轴为归一化量值,它表示测试结果(密度、内摩擦角)与两种钢砂相应参数的平均值的比值,水平轴为混合比例(粗钢砂:细钢砂)。测试结果表明,随着混合比例的增加,内摩擦角表现为单调逐渐增加,而密度曲线则出现了单个峰值,此时混合比例为 1.3:1.0,与该比例对应的内摩擦角为 28.7° ,这个内摩擦角度在密实中砂的内摩擦角度范围内,故选该混合比例为缩尺模型试验填料配制的混合比例,配制

表 2 钢砂力学参数

Table 2 Mechanical parameters of steel shot

材料	密度 /(g/cm ³)	内摩擦角 /($^\circ$)	不均匀系数 C_c	曲率系数 C_u
粗钢砂	4.835	35.1	1.89	0.95
细钢砂	5.065	18.1	2.69	0.98

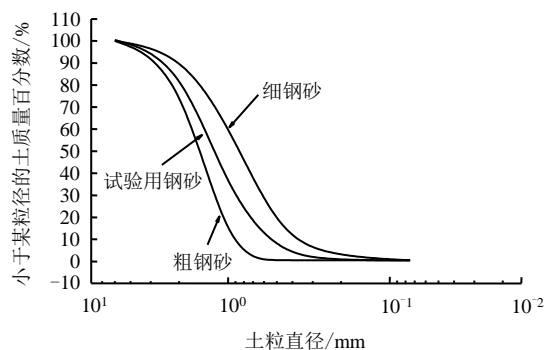


图 1 级配曲线

Fig.1 Curves of grading

的材料参数见表 3, 钢砂的级配曲线见图 1。由于混合钢砂的密度为 5.305 g/cm^3 , 大致相当于普通密实中砂的 3 倍, 缩尺模型可以模拟尺寸为其 3 倍的原型, 故 n 取 3。

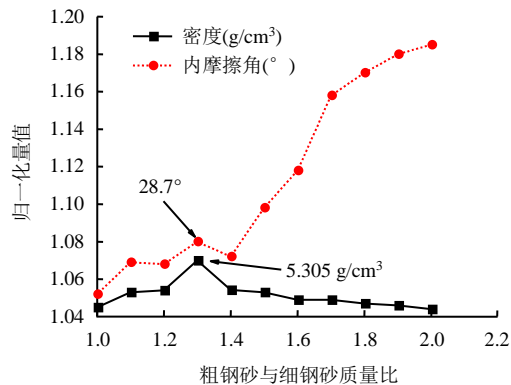


图 2 不同配比填料的力学性质

Fig.2 Mechanical parameters of fill with different ratios

表 3 填料参数

Table 3 Parameters of filling material

物理量	内摩擦角 /(°)	密度 /(g/cm³)	曲率系数 C_c	不均匀系数 C_u
模型填料	28.7	5.305	1.13	2.891

2.1.2 加筋材料

加筋材料的模拟包括加筋长度的模拟和单位宽度范围内加筋数量(强度)的模拟。采用表 1 中的相似关系, 将缩尺模型中的加筋材料的长度按 $1/n$ 原型结构内加筋材料的长度等效; 参照《玻璃纤维土工格栅》^[9], 利用湖南大学 MTS 万能试验机对格栅主要力学性能进行测试, 结果见表 4。

表 4 玻纤格栅力学性能

Table 4 Mechanical parameters of fiberglass geogrid

物理量	弹性模量 /GPa	厚度 /mm	单位宽度面积 /(mm²/m)	延伸率 /%
原型	7.2	0.95	380.0	1.66
模型	7.2	0.95	123.5	1.66

无黏结预应力筋由钢绞线和 PVC 管构成, 将钢绞线穿过 PVC 管, 并保证预应力筋在管内可自由滑动, 且不与填料接触。缩尺模型试验所用钢绞线的材料参数见表 5, 其破断拉力为 18.6 kN。

表 5 钢绞线力学性能

Table 5 Mechanical parameters of steel strand

物理量	弹性模量 /GPa	直径 /mm	单位长度面积 /(mm²/m)
模型	110	6	95.3

2.1.3 墙面板

缩尺模型采用的墙面板为钢筋混凝土板, 模型墙面板尺寸为 $28 \text{ cm} \times 28 \text{ cm}$, 墙面板安装时相互搭接, 搭接长度为 2.5 cm。

2.1.4 玻纤格栅与填料的作用特性

玻纤格栅与填料间的作用特性是加筋土工作的基础, 缩尺模型试验要求的填料与玻纤格栅的作用特征应与原型中的作用特征一致。根据苗晨曦等^[10]的研究可知, 界面颗粒速度场可即时反映筋土相互作用, 在一定粒径范围内, 格栅加筋性能主要受控于颗粒体系比表面积, 加筋土临塑荷载随填料粒径的增大而降低, 因而填料中颗粒材质对格栅加筋性能的影响很小, 格栅加筋性能主要与颗粒的几何特性有关。在本试验中控制钢砂的曲率系数和不均匀系数可以满足这一要求。

3 试验模型及工况

缩尺模型试验在砂箱中进行, 砂箱净尺寸为长 \times 宽 \times 高 $= 1.50 \text{ m} \times 0.75 \text{ m} \times 1.75 \text{ m}$ 。模型高为 1.27 m, 玻纤格栅长度 $l = 0.76 \text{ m}$ 。按密度相似比为 $n = 3$, 可模拟填料密度为 1.768 g/cm^3 、高度为 3.81 m 的加筋体。

3.1 试验工况及模型制作

本文设计了两个缩尺模型工况, 两个模型的尺寸、填料参数完全一致, 每个模型分 5 层填筑, 文中填筑层、墙面板层及加筋层的编号顺序均为由下向上, 试验工况详见表 6。工况 1 为普通加筋体缩尺模型, 模型内有 5 层玻纤格栅; 工况 2 为单根无黏结预应力筋模型, 模型内采用 4 层玻纤格栅和单根无黏结预应力筋层, 该筋层布置于模型的第 3 层, 试验装置如图 3 所示。模型顶部有堆载区(见图 4), 采用标准砝码施加竖向荷载, 荷载分 3 级, 每级荷载为 5.33 kPa。工况 2 中, 需要在无黏结预应力筋上施加预拉力, 预拉力分为 3 级: 5、8、11 kN。

表 6 试验工况

Table 6 Test cases

工况	加筋材料			试验步骤
	1~2 层	3 层	4~5 层	
工况 1	玻纤格栅	玻纤格栅	玻纤格栅	逐层填筑完成→逐级堆载
工况 2	玻纤格栅	无黏结预应力筋	玻纤格栅	逐层填筑完成→逐级施加预拉力完成→逐级堆载

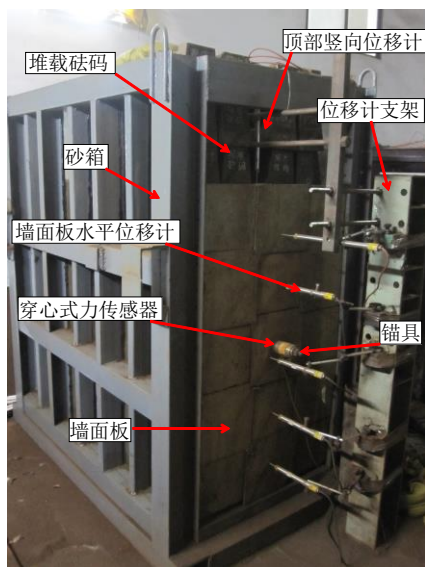


图 3 模型试验图

Fig.3 Photograph of model test

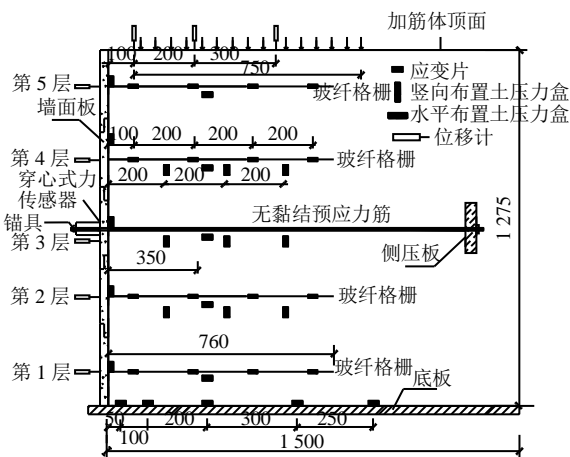


图 4 测试仪器布置示意图 (单位: mm)

Fig.4 Sketch of instrument layout (unit: mm)

3.2 试验测试方案

在整个试验过程中测量的内容有 3 方面：①位移，包括墙面板的水平位移及加筋体顶面的竖向位移；②加筋体内的土压力，包括竖向土压力和水平土压力；③玻纤格栅的应变，即每层玻纤格栅上按照距离墙面板的位置布置 4 个应变片。工况 2 增加了无黏结预应力筋的预拉力测量。测试仪器布置如图 4 所示。

4 试验结果与分析

4.1 墙背土压力

墙面采用装配式墙面板，缩尺模型包含 5 层、3 列墙面板，见图 3。墙面板之间相互搭接。中列墙面板背部布置了 5 个土压力盒，每块墙面板有一个测点，测点布置见图 4。两种工况的墙背土压力测试结果见图 5。填筑完成后，工况 1 中第 2 层墙背土压力最大，其值略小于朗肯主动土压力值；工况 2 中第 3 层墙背土压力最大，该层布置了无黏结预应力筋，其值显著大于朗肯主动土压力值，达 23.82 kPa。

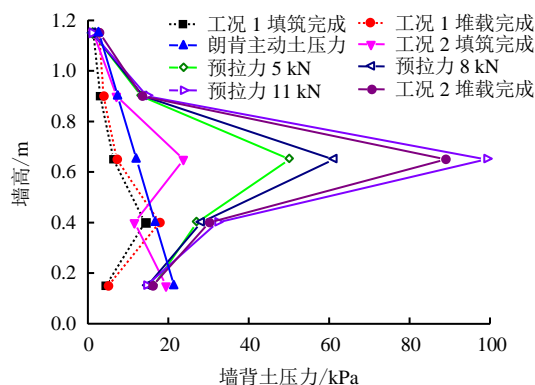


图 5 墙背土压力

Fig.5 Earth pressure on panel

无黏结预应力筋的预拉力对墙背土压力的影响见表 7。表中增加量为各级预拉力对应的墙背土压力值减去填筑完成时相应位置的墙背土压力值。无黏结预应力筋的预拉力值为 5 kN 时，第 2、3、4 层墙背土压力均大幅度增加，相应的增加幅度依次为 132.88%、121.26%、85.71%；当预拉力达到 8 kN 时，这一阶段第 2、4 层墙背土压力增幅小于第 3 层的墙面板背部土压力的增幅，且第 3 层仍保持较大的增幅；当预拉力达到 11 kN 时，第 3 层墙背土压力达 100 kPa，土压力沿加筋体高度方向呈中间大两端小的鼓肚型分布。堆载完成后，工况 1 中各层墙面板背部土压力沿高度方向均略有增加，但不超过朗肯主动土压力；工况 2 中各层墙背土压力比预拉力施加完成后对应的数值略有减小，但背部土压力的分布形态仍保持预拉力施加完成后的分布形态。

表 7 各级预拉力对各层墙背土压力的影响

Table 7 Influences of each level pre-tension on panel

预拉力 /kN	1 层 0.15 m		2 层 0.40 m		3 层 0.65 m		4 层 0.90 m		5 层 1.15 m	
	增加量/kPa	增加幅度/%	增加量/kPa	增加幅度/%	增加量/kPa	增加幅度/%	增加量/kPa	增加幅度/%	增加量/kPa	增加幅度/%
5	-3.17	-16.30	15.49	132.88	28.47	121.26	6.15	85.71	-0.18	-13.04
8	-4.68	-24.03	16.48	141.44	42.52	181.10	6.67	92.86	-0.18	-13.04
11	-4.95	-25.41	20.53	176.13	79.18	337.27	7.54	105.00	-0.30	-21.74

试验表明,无黏结预应力筋的预拉力可以减小 1、5 层的墙背土压力,减小量不超过 3.5 kPa; 2、4 层的背部土压力有较大幅度的增加,但以预应力筋作用层(3 层)的背部土压力增加最为明显。这是由于 2、4 层均与 3 层有一定的搭接约束作用,所施加在加筋材料上的预拉力会通过 3 层墙面板传递到 2、4 层。

4.2 加筋体顶部沉降

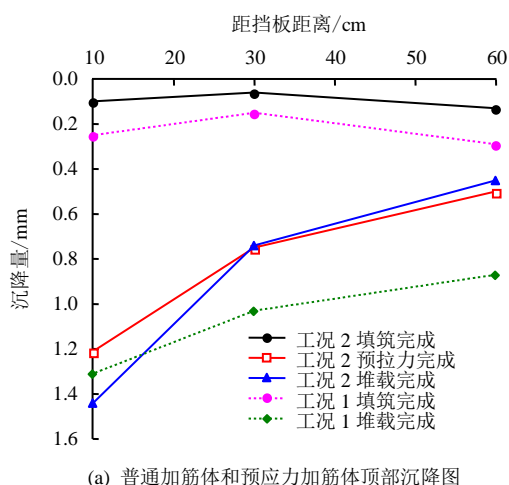
在两个试验工况的加筋体顶部布置 3 个位移计测量加筋体在荷载作用下的沉降,见图 4。加筋体的顶部沉降见图 6 所示。填筑完成后,工况 1 和工况 2 加筋体顶部各测点平均沉降量分别为 0.230、0.097 mm,沉降分布基本一致。工况 2 中无黏结预应力筋的各级预拉力对应的加筋体顶部沉降如图 6(b)所示,无黏结预应力筋的预拉力达到 5 kN 时,顶部沉降有明显增加,平均沉降量增加至 0.660 mm;沉降最大值出现在距离墙面板最近处,其值达到 1.2 mm。无黏结预应力筋的预拉力达到 11 kN 时,顶部沉降无明显变化。这是由于在预应力施加初期,中下部墙面板发生较大的向内位移,且上下墙面板

之间是相互搭接,加筋材料位于墙面板的中部,因而造成上部墙面板产生倾斜现象,进而在加筋体顶部产生沉降,这种沉降表现为越靠近墙面板位置沉降越大。随着无黏结预应力筋的预拉力增加,与其连接的墙面板在预拉力作用下水平位移增幅降低,加筋体顶部的沉降基本稳定。

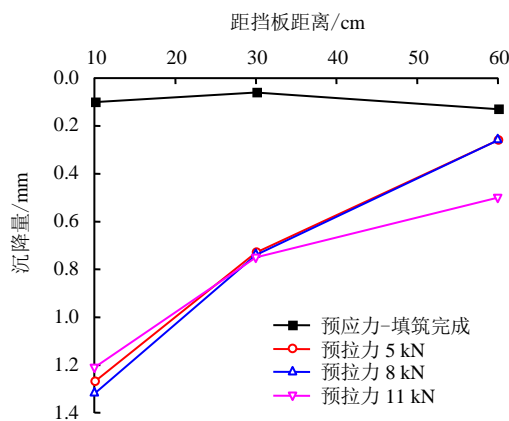
堆载过程中,工况 2 中顶部沉降基本无变化,仅在靠近墙面板处略有增大,增量仅为 0.25 mm;工况 1 中沉降显著增大,相比填筑完成最大增幅达 5.87 倍。造成这个现象有两方面的原因:一方面,钢砂处于密实状态;另一方面,在第 3 层位置布置了无黏结预应力筋,钢绞线的弹性模量高,且钢绞线上存在预拉力,与钢绞线相连墙面板限制了加筋体水平变形的发展,从而大大减小了荷载作用下加筋体的竖向沉降。

4.3 无黏结预应力筋的预拉力

在工况 2 中,无黏结预应力筋的预拉力直接影响加筋体内水平土压力分布,无黏结预应力筋上预拉力损失直接影响加筋体的力学性能。模型试验对无黏结预应力筋的预拉力进行了监控。图 7 是无黏结预应力筋的预拉力随加载的变化情况。对无黏结预应力筋施加预拉力完成后一天,预拉力损失 10%。第 1 级堆载后预拉力并没有增大,一天后预拉力损失了 3%,对于第 2 级、第 3 级堆载仍表现出这种规律,但是预拉力损失的越来越少,趋于稳定。试验表明无黏结预应力筋的预拉力损失是有限的。通过对无黏结预应力筋施加预拉力可以有效地对填料进行主动约束。



(a) 普通加筋体和预应力加筋体顶部沉降图



(b) 工况 2 加筋体顶部沉降图

图 6 顶部沉降图

Fig.6 Settlements on top of model

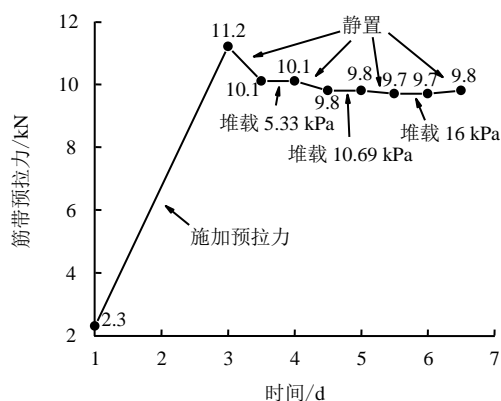


图 7 无黏结预应力加筋的预拉力变化

Fig.7 Pretension of prestressed reinforcement

4.4 玻纤格栅的应变

两种工况中 1、2、4、5 层玻纤格栅上布置了应变片,测点位置如图 4 所示。相应的玻纤格栅应变测量结果详见图 8。

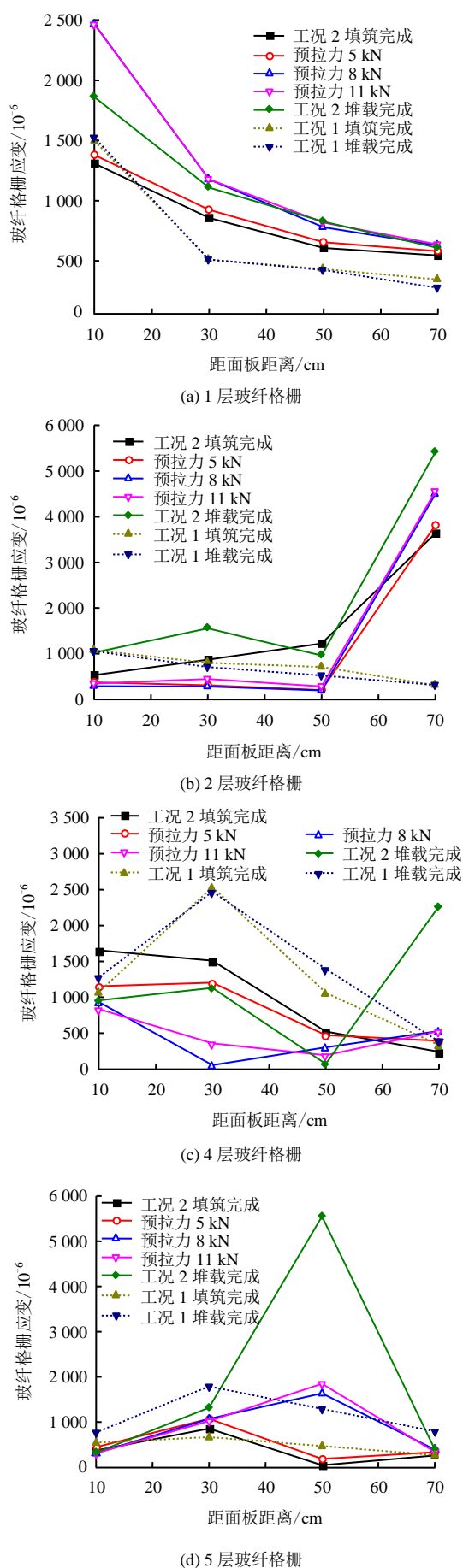


图8 玻纤格栅的应变分布

Fig.8 Strain distribution of fiberglass geogrid

由图8可知,填筑完成时,两种工况在1层、5层玻纤格栅的应变分布规律基本一致,2、4层玻纤格栅的应变分布规律差异较大,其中工况1的2层玻纤格栅的应变分布较均匀,而工况2中在距离墙面板70 cm测点处出现明显峰值;工况1中4层玻纤格栅应变分布呈现单峰值分布,峰值位置距离墙面板30 cm测点处,工况2中4层玻纤格栅应变分布呈现单调分布,距离墙面板最近位置应变最大。

工况2中第3层墙面板在无黏结预应力筋的预拉力作用下对墙面板后的填土施加水平压力,压力在加筋体内扩散,减小了相邻玻纤格栅对填料的约束,从而降低了玻纤格栅应变。虽然2、4层玻纤格栅距离3层无黏结预应力筋的距离相同,但2层玻纤格栅的应变变化小于4层玻纤格栅应变的变化。由于2层玻纤格栅附近填料的竖向应力高于4层玻纤格栅位置填料的竖向应力,因此,3层墙面板对填料产生的水平压力在2层玻纤格栅附近填料引起的变形显然小于4层玻纤格栅对应位置的变形,引起其邻近玻纤格栅应变的变化也不相同。随着墙面板对填料产生的水平压力在加筋体内的扩散,其对玻纤格栅应变的影响会逐渐减弱。

无黏结预应力筋的各级预拉力对玻纤格栅应变的影响表现为以下规律:2、4层玻纤格栅应变显著减小,1、5层玻纤格栅应变则明显增大。由于竖向相邻墙面板之间存在搭接作用,随着无黏结预应力筋的预拉力增加,与其连接的墙面板及相邻层墙面板会产生与预拉力方向相同的变形,一方面降低了墙面板与玻纤格栅的作用力,另一方面在填料中产生水平土压力,两个方面原因的作用使2、4层玻纤格栅应变降低;同样由于竖向墙面板的搭接作用,2层对1层墙面板的作用会使1层墙面板出现倾斜趋势,这种趋势同样表现为4层对5层墙面板的作用,致使相应的墙面板侧移会有所增大,玻纤格栅的应变相应增加。

逐级堆载后,2、4层玻纤格栅应变有所增加,5层筋带应变在距墙面板50 cm处出现突变,主要原因是该位置位于堆载的下方,受上部堆载影响使该处筋带应变大幅增加。

4.5 水平土压力

为了研究水平土压力的分布,在加筋体内部布置竖向土压力盒15个,测点详见图4。两个工况的加筋体内部水平土压力分布存在如下规律:

(1) 预拉力对竖直面内水平土压力的影响。竖直面内的水平土压力的变化见图9(a)、9(b)、9(c)。填筑完成时,竖直面内2、3层水平土压力沿远离墙

面板方向呈现出先增加后减小的分布, 4 层则持续减小。无黏结预应力筋的预拉力达到 5 kN 时, 2 层水平土压力在各测点近似均匀增大, 增加量在 3.5~7.5 kPa 之间; 3 层水平土压力在各测点增幅相差较大, 最大增幅出现在距离面板 20 cm 处, 较填筑完成时增加了 110.81%, 水平土压力沿远离墙面板方

向呈持续减小分布; 4 层水平土压力在距离面板 20 cm 处增量为 6.23 kPa, 明显大于其余测点。当无黏结预应力筋上的预拉力达到 8 kN 时, 2 层水平土压力在距离面板 60 cm 处测点出现显著增加, 该位置的水平土压力达到 8.14 kPa, 其余测点无明显增加; 3 层水平土压力则表现出较均匀的增加, 但增

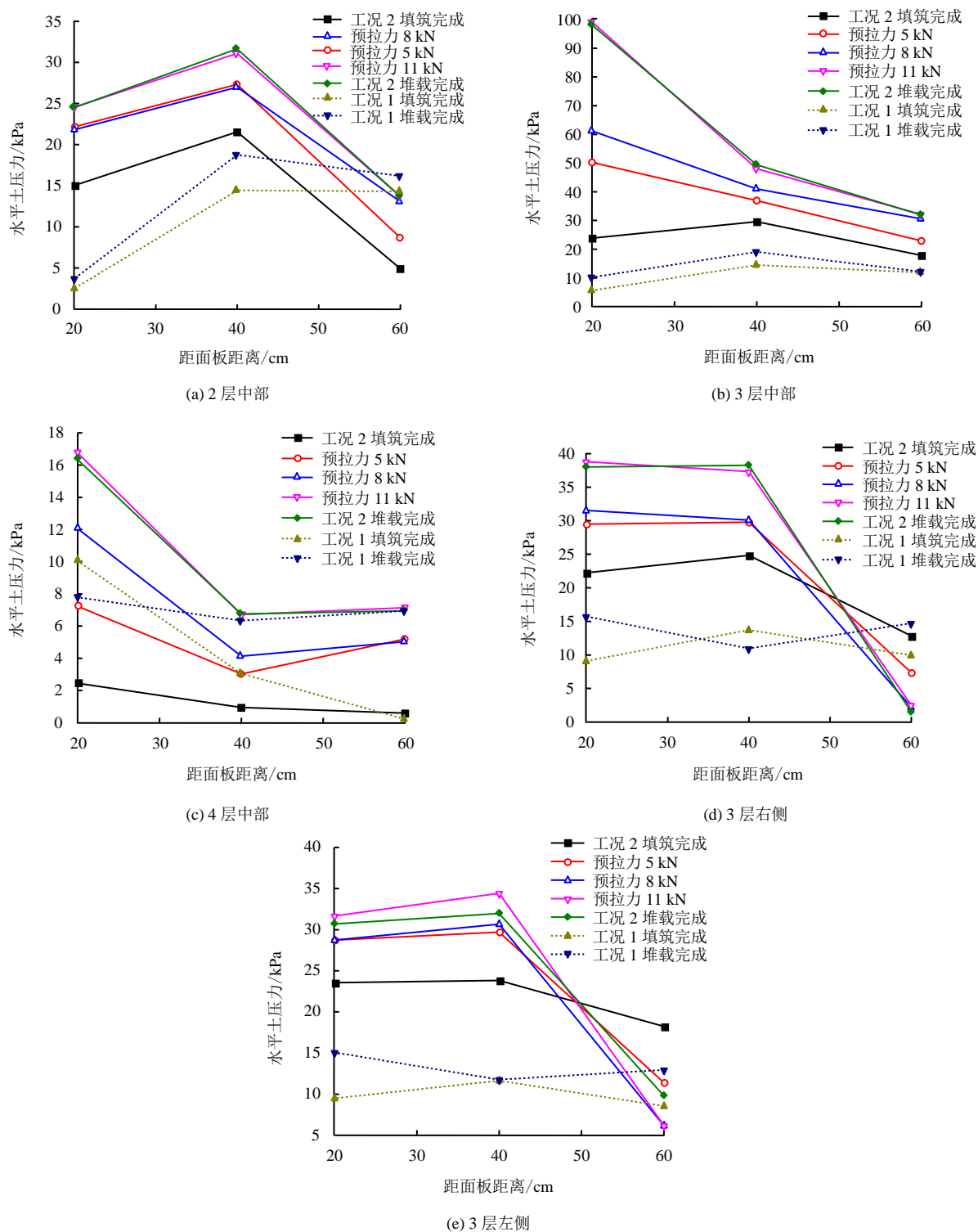


图9 水平土压力分布

Fig.9 Distributions of horizontal earth pressure

幅明显减小,最大增幅仅为33.56%,水平土压力沿远离墙面板方向呈现出近似线性减小的分布;4层水平土压力变化明显大于以上各层,各测点在该级预拉力的作用下平均增幅达131.55%。当无黏结预应力筋上的预拉力达到11 kN时,2层水平土压力无明显变化,3层水平土压力仅在距离面板20 cm处测点出现大幅增加,增量达37.98 kPa,其余测点增幅不超过20%,4层水平土压力表现为较为均匀的小幅增加,最大增量为5 kPa。由此可见,预拉力对内部水平土压力的影响与预拉力大小、距墙面板距离以及与预应力筋的位置等因素有关。

(2) 预拉力对水平面内水平土压力的影响。工况2中的第3层加筋平面布置了9个竖向放置的土压力盒,分3列,它们相对于无黏结预应力筋对称分布,列与列间距为28 cm。以第3层的水平土压力分布进行分析。工况2中第3层水平土压力分布详见图9(b)、9(d)、9(e)。填筑完成时,工况1和工况2中水平土压力沿远离墙面板方向均呈现先增加后减小的分布,其中工况2的水平土压力要大于工况1。无黏结预应力筋的预拉力达到5 kN时,左右两侧水平土压力伴随中部水平土压力一起增长,但两侧水平土压力在距离墙面板60 cm处相比填筑完成时出现减小,平均减小幅度达40%。无黏结预应力筋上的预拉力达到8 kN时,左右两侧水平土压力无明显增长,本级预拉力引起的最大增量仅有2.05 kPa,而在中部测点的平均增量为7.57 kPa。无黏结预应力筋上的预拉力达到11 kN时,两侧水平土压力在距离面板20 cm和40 cm处测点均有较大增加,平均增幅增加24.22%,中间水平土压力仍继续增大,但增幅随远离面板方向逐渐减小,依次增加159.46%、23.7%、7.76%。堆载完成后该平面内的水平土压力均减小,但不改变土压力的分布形态。由以上分析可以看出,左右两侧的水平土压力的变化呈现出对称性,也验证了试验测试的正确性。无黏结预应力筋附近的水平土压力受预拉力的影响较大,但两侧水平土压力仅在距离面板20 cm和40 cm处有增加。

5 结 论

(1) 采用增大填料密度的试验技术可以较好地获得与原型一致的应力状态,通过调整填料的曲率系数和不均匀系数可以获得与原型填料一致的强度指标和筋土作用特征。

(2) 无黏结预应力筋可以有效地约束墙面板、

填料,可以大幅减少加筋体在堆载作用下的变形;对于相互搭接的组合式墙面板,由于预拉力会造成顶层墙面板的水平位移增大,进而造成在无黏结预应力筋施加预拉力时产生顶部沉降。

(3) 通过施加预拉力可以显著减小无黏结预应力筋相邻层的玻纤格栅上的应变,但在相隔层玻纤格栅会出现应变增大的现象。

(4) 无黏结预应力筋的预拉力使加筋体内水平土压力产生变化,其变化幅度与距墙面板的距离、无黏结预应力筋的预拉力值、填料的竖向土压力及与无黏结预应力加筋层的距离有关。

参 考 文 献

- [1] 杨广庆,周亦涛,熊保林,等. 刚性基础上双级土工格栅加筋土挡墙性状研究[J]. 水利学报, 2012, 43(12): 1500—1506.
YANG Guang-qing, ZHOU Yi-tao, XIONG Bao-lin, et al. Behaviors of two-step geogrid reinforced earth retaining wall on rigid foundation[J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 2012, 43(12): 1500—1506.
- [2] 陈建峰,顾建伟,石振明,等. 软土地基加筋土挡墙现场试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(增刊1): 3370—3375.
CHEN Jian-feng, GU Jian-wei, SHI Zhen-ming, et al. Field test study of reinforced soil wall on soft ground[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2011, 30(Supp.1): 3370—3375.
- [3] 蒋建清,杨果林. 格宾网加筋红层软岩石混填路堤力学行为的现场测试与数值模拟[J]. 岩土力学, 2016, 37(1): 156—165.
JIANG Jian-qing, YANG Gu-lin. Field test and numerical simulation on mechanical behavior of red bed soil-rock embankment reinforced with gabion[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2016, 37(1): 156—165.
- [4] 王贺,杨广庆,熊保林,等. 模块面板式加筋土挡墙结构行为试验研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(2): 487—498.
WANG He, YANG Guang-qing, XIONG Bao-lin, et al. An experimental study of the structural behavior of reinforced soil retaining wall with concrete-block panel[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2016, 37(2): 487—498.
- [5] 杨广庆,刘华北,吴连海,等. 台阶宽度对加筋土挡墙垂直应力的影响研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, 35(1): 209—216.
YANG Guang-qing, LIU Hua-bei, WU Lian-hai, et al.

- Effect of offset distance on vertical stresses in geosynthetics reinforced soil retaining wall[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2011, 2016, 35(1): 209—216.
- [6] 周健, 谢鑫波, 姜炯, 等. 包裹式加筋土挡墙的变形特性及影响因素研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(1): 148—154.
- ZHOU Jian, XIE Xin-bo, JIANG Jiong, et al. Deformation characteristics and influence factors of wrap reinforced retaining wall[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2015, 34(1): 148—154.
- [7] 徐超, 罗玉珊, 贾斌, 等. 短加筋土挡墙墙后连接作用的离心模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(1): 180—186.
- XU Chao, LUO Yu-shan, JIA Bin, et al. Effects of connection forms on shored mechanically stabilized earth walls by centrifugal model tests[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2016, 38(1): 180—186.
- [8] 陈建峰, 柳军修, 薛剑峰. 刚/柔性组合墙面加筋土挡墙离心模型试验[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2014, 42(12): 1805—1811.
- CHEN Jian-feng, LIU Jun-xiu, XUE Jian-feng. Centrifugal test on a reinforced soil wall with flexible/rigid facings[J]. **Journal of Tongji University (Natural Science)**, 2014, 42(12): 1805—1811.
- [9] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局, 中国国家标准化管理委员会. GB/T 21825-2008 玻璃纤维土工格栅[S]. 北京: 中国标准出版社, 2008.
- The General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of China, Standardization Administration of China. GB/T 21825-2008 Glass fiber geogrid[S]. Beijing: China Standards Press, 2008.
- [10] 苗晨曦, 郑俊杰, 崔岚, 等. 格栅-砂土界面宏细观关联性评价方法研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, 35(增刊 1): 3249—3258.
- MIAO Chen-xi, ZHENG Jun-jie, CUI Lan, et al. Study of the macro-meso correlation of geogrid-soil interface and assessment method of reinforced performance[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2016, 35(Supp.1): 3249—3258.
-
- 上接第 2412 页
- [25] 言志信, 曹小红, 张刘平, 等. 地震作用下黄土边坡动力响应数值分析[J]. 岩土力学, 2011(增刊 2): 610—614.
- YAN Zhi-xin, CAO Xiao-hong, ZHANG Liu-ping, et al. Numerical analysis of loess slope dynamic response under earthquake[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2011, 32(Supp.2): 610—614.
- [26] 言志信, 郭斌, 张学东, 等. 黄土边坡动力响应分析[J]. 防灾减灾工程学报, 2012, 32(5): 629—635.
- YAN Zhi-xin, GUO Bin, ZHANG Xue-dong, et al. Dynamic response analysis of loess slope[J]. **Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering**, 2012, 32(5): 629—635.
- [27] 邓龙胜, 范文. 黄土边坡动力响应的影响效应研究[J]. 工程地质学报, 2012, 20(4): 483—490.
- DENG Long-sheng, FAN Wen. Research on dynamic response effects of loess slope[J]. **Journal of Engineering Geology**, 2012, 20(4): 483—490.
- [28] 史晓军, 陈隽, 李杰. 层状双向剪切模型箱的设计及振动台试验验证[J]. 地下空间与工程学报, 2009, 5(2): 254—261.
- SHI Xiao-jun, CHEN Jun, LI Jie. Design and verification of dual-direction shear laminar box for shaking table test[J]. **Chinese Journal of Underground Space and Engineering**, 2009, 5(2): 254—261.
- [29] KUHLEMEYER R L, LYSMER J. Finite element method accuracy for wave propagation problems[J]. **Journal of Soil Mechanics & Foundations Div.**, 1973, 99(5): 421—427.
- [30] 邓龙胜, 范文. 黄土边坡动力响应的影响效应研究[J]. 工程地质学报, 2012, 20(4): 483—490.
- DENG Long-sheng, FAN Wen. Research on dynamic response effects of loess slope[J]. **Journal of Engineering Geology**, 2012, 20(4): 483—490.